高張力鋼溶接部に生じた表面欠陥に対するピーニングによる 無害化可能な欠陥寸法の破壊力学的評価†

笛木 隆太郎* 高橋 宏治**

Fracture Mechanical Estimation for the Maximum Defect Size Rendered Harmless by Peening for High Tensile Steel Welded Joint Containing a Surface Defect at the Weld Toe

by

Ryutaro FUEKI* and Koji TAKAHASHI**

The purpose of this study is to estimate the acceptable defect size $a_{\max}$ after needle peening (NP) and laser peening (LP) for a high tensile steel welded joint containing a surface defect on a weld toe. The magnitude of the relationship between the positive value of the stress intensity factor range ΔK_T and the threshold stress intensity factor range ΔK_{th} was compared to determine whether the semi-circular crack propagated or not. The value of ΔK_T was evaluated from the applied stress distribution and residual stress distribution using the finite element analysis method. The value of ΔK_{th} was evaluated considering a local stress ratio in addition to a crack size. The estimation results of $a_{\max}$ of post NP and LP treatment were both consistent with experimental results. The new estimation method could provide safer $a_{\max}$ than that of former method.

Key words:

Welded joint, Needle peening, Laser peening, Residual stress, Threshold stress intensity factor, Fracture mechanics

1 緒 言

鋼構造物における溶接部では、溶接余盛の形成に伴う応力集中や溶接の熱影響による引張残留応力により、疲労き裂や応力腐食割れ等の強度上有害な表面欠陥が発生しやすい。そのため、非破壊検査による探傷が行われている。非破壊検査で欠陥が検出された場合には、補修等を行うことにより部材の信頼性が確保される。しかし、非破壊検査には検出限界が存在し、それ以下の欠陥は見落とされる可能性が高い。検査で見落とされた欠陥が起点となって破壊事故が発生するケースも報告されており、信頼性保証上の課題となっている。

著者らは、非破壊検査で見落とされた欠陥をピーニングで無害化することにより、溶接接手の信頼性を向上させる構想を提案し、これまでに種々の研究を実施している。たとえば、溶接止端部に表面き裂を模擬した半円スリットを導入したステンレス鋼 SUS316¹⁾および低炭素鋼 SM490A²⁾の突合せ溶接試験片に対して、ニードルピーニング (NP) を施工することにより、両者ともに少なくとも深さ 1 mm の半円スリットが無害化されることを明らかにした。さらに、著者らは高張力鋼 HT780 の溶接継手を対象に、NP³⁾およびレーザピーニング (LP)⁴⁾が欠陥の無害化に及ぼす効果を調査し、NP の場合少なくとも深さ 1 mm、LP の場合少なくとも深さ 0.2 mm の半円スリットが無害化されることを明らかにした。

ピーニングにより無害化可能な最大欠陥寸法 $a_{\max}$ を定量的に評価できれば、非破壊検査において検出すべき欠陥寸法を明確化でき、検査の合理化ならびに低コスト化が可能になると考えられる。著者らは、先述のステンレス鋼⁵⁾および低炭素鋼⁶⁾の突合せ溶接継手を対象に、外力による作用応力分布とピーニング施工後の残留応力分布より解析した応力拡大係数を重ね合わせることで、き裂進展に寄与する正味の応力拡大係数範囲を評価し、下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} と大小比較をすることで、 $a_{\max}$ を定量的に評価する方法を提案している。しかし、前述の論文^{3), 4)}では、高張力鋼の溶接継手を対象とした $a_{\max}$ の評価に関する検討は行われていない。また、ピーニング施工後の、表面近傍の局所的な応力比 R は $R < 0$ となることが考えられるが、上記の先行研究^{5), 6)}では、 $R < 0$ における ΔK_{th} を $R = 0$ における ΔK_{th} と同等とみなし、 $a_{\max}$ を評価している。そのため、 ΔK_{th} に及ぼす局所応力比の影響を考慮していなかった。

そこで、本研究では、 $a_{\max}$ の評価の高精度化のため、ピーニング施工後の局所応力比を考慮した ΔK_{th} の評価手法を考案した。NP および LP を施工した高張力鋼 HT780 の突合せ溶接継手を対象に、提案した手法を用いて $a_{\max}$ の破壊力学的評価を行った。 $a_{\max}$ の評価結果を、先行研究^{5), 6)}に準じた方法で評価した ΔK_{th} を用いた場合の $a_{\max}$ と比

† 原稿受理 令和2年7月1日 Received July 1, 2020 ©2021 The Society of Materials Science, Japan

* 横浜国立大学 工学府 (研究当時) 〒240-8501 横浜市保土ヶ谷区常盤台
Yokohama National University, Tokiwadai, Hodogaya, Yokohama 240-8501.

* 正 会 員 現 国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所 構造安全評価系 〒181-0004 東京都三鷹市新川
National Maritime Research Institute, Shinkawa, Mitaka, Tokyo 181-0004.

** 正 会 員 横浜国立大学 工学研究院 〒240-8501 横浜市保土ヶ谷区常盤台
Yokohama National University, Tokiwadai, Hodogaya, Yokohama 240-8501.

較することで, ΔK_{th} の評価方法の違いが a_{max} の評価結果に及ぼす影響について検証した.

2 疲労試験方法

2・1 供試材および試験片

本研究では, 高張力鋼 HT780 の突合せ溶接継手に対して実施された疲労試験^{3),4)}を評価対象とした. HT780 の化学成分および機械的特性を Table 1 および Table 2 に, 溶接試験片の形状および寸法を Fig. 1 に示す.

Table 1 Chemical composition of HT780 (mass%).

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Nb	B
0.14	0.35	1.18	0.005	0.001	0.01	0.09	0.12	0.02	0.001

Table 2 Mechanical properties of HT780.

0.2% proof stress [MPa]	822
Ultimate tensile stress [MPa]	839
Vickers hardness [HV]	267

Fig. 1 Shape and dimensions of the test specimen.

試験片準備の流れおよび試験片の種類を Fig. 2 に示す. 疲労試験に供した溶接試験片は溶接まま (W) 材, NP 施工 (WN) 材, LP 施工 (WL) 材, 半円スリット導入 (WS) 材, NP 施工後半円スリット導入 (WNS) 材, LP 施工後半円スリット導入 (WLS) 材の 6 種類である.

WN 材および WNS 材の NP は, 両側の溶接止端部に施工されており, WL 材ならびに WLS 材の LP は, 溶接余盛を含む溶接止端部の両側 10 mm の範囲に施工されている. NP ならびに LP の施工条件の詳細は文献^{3),4)}を参照されたい.

WLS 材について, LP を施工してからスリットを導入した理由は, スリット導入後にピーニングを施工すると, スリット内部でプラズマが発生し, 余分なピーニング効果が生じることを避けるためである. ただし, 著者らの過去の研究^{7),8)}より, ピーニングとスリット導入の順序が疲労強度に及ぼす影響は小さいと考えられる. WLS 材とスリット導入に関する条件を一致させるため, WNS 材についても, NP 施工後にスリットを導入している.

スリットは Fig. 3 (c) に示すような表面き裂を模擬した半円形状のものが放電加工により導入されている. スリットの導入位置については, WS 材および WLS 材は Fig. 3 (a) に示す溶接止端部における止端線より 0.1 mm の位置に導入されている. WNS 材では, NP 施工により溶接止端

線が消失しているため, Fig. 3 (b) のように NP 施工で形成された打痕の最底部の位置にスリットが導入されている. WS 材, WLS 材および WNS 材のスリット寸法は Table 3 に示す通りである. 以後, WS 材, WLS 材および WNS 材については, 導入したスリットの深さを末尾に付記してその大きさを表すこととする. 例えば, WNS1.0 材は溶接試験片に NP 施工した後, 深さ 1.0 mm のスリットを導入した試験片であることを表す.

Fig. 2 Flow chart of specimen preparation and types of specimens.

Fig. 3 Overview of the slit and loading point. (a) position of the slit with respect to the weld bead for WS and WLS; (b) position of the slit with respect to the weld bead and the location of the NP treatment; (c) shape and dimensions of the semi-circular slit where a is the slit depth; (d) relationship between the slit position and loading point

Table 3 Dimensions of the semi-circular slit.

Types of specimens	Slit depth a [mm]
WS	0.2, 0.5, 1.0, 1.5
WNS	1.0, 1.5
WLS	0.2, 0.5, 1.0

疲労試験は荷重制御にて実施されており, 荷重負荷形式は三点曲げである. Fig. 3 (d) に示すように, 三点曲げのスパン長さは 80 mm で, スリット部に最大曲げ応力が作用するようになっている. 応力比は 0.05, 繰返し周波数は 20 Hz である. 疲労試験は 1×10^7 回の繰返しをもって打ち切り, 1×10^7 回の繰返しに耐えた最大の応力振幅が疲労限度と定義されている.

3 疲労試験結果

疲労試験結果を試験片に導入されたスリット深さと応力振幅の関係としてまとめたグラフを Fig. 4 および Fig. 5 に示す。白抜きのプロットは疲労試験の打ち切り繰返し数： 1×10^7 回までに破断したことを表しており、塗りつぶしで示したプロットはそれまでに破断しなかったことを表している。塗りつぶしで示したプロットのうち、応力振幅が最も高いものを疲労限度とした。Fig. 4 および Fig. 5 における WN 材および WL 材のプロット（いずれもスリットなし）は W 材とのプロットの重なりを避けるため、 $a = 0 \text{ mm}$ における位置よりやや右側に表記している。

Fig. 4 より、NP 施工によって疲労限度が 9%~200%向上していることがわかる。Fig. 5 をみると、LP 施工によって疲労限度が 45%~107%向上していることがわかる。

ここで、溶接部における欠陥の無害化の定義⁴⁾を以下に示す。疲労試験結果が条件 (1) または (2) のいずれかを満たす場合、その欠陥は無害化されたと定義している。

- (1) ピーニング施工した欠陥材の疲労限度がピーニング施工した無欠陥材の疲労限度の 90% 以上まで向上すること。
- (2) ピーニング施工した欠陥材について、欠陥部以外よりき裂が発生し、破断すること。

Fig. 4 より、WNS1.0 材の疲労限度は WN 材と同値となっており、欠陥の無害化の条件 (1) を満たしていることから、NP 施工により少なくとも深さ 1.0 mm のスリットが無害化されていることがわかる。一方、WNS1.5 材については欠陥の無害化の条件を満たしていないことから深さ 1.5 mm のスリットは無害化されていないといえる。

LP の場合は、Fig. 5 より、WLS0.2 材の疲労限度が WL 材の疲労限度の 90% 以上となっており、欠陥の無害化の条件 (1) を満たしていることから、LP 施工により少なくとも深さ 0.2 mm のスリットが無害化されていることがわかる。一方、WLS0.5 材については欠陥の無害化の条件を満たしていないことから深さ 0.5 mm のスリットは無害化されていないといえる。

三木ら⁹⁾は溶接止端部に生じた表面疲労き裂に対する非破壊検査の検出限界を調査し、渦流探傷試験による表面き裂の検出限界は深さ 1.0 mm と報告している。近年、非破壊検査技術は改良されているが、同様の渦流探傷を用いた場合には、深さ 1.0 mm 程度以下の疲労き裂は見落とされる可能性が高い。深さ 1.0 mm 程度以下の欠陥は NP 施工により無害化されるため、溶接止端部への NP 施工は溶接部の信頼性向上に極めて有効であるといえる。

4 残留応力測定結果

W 材、WN 材および WL 材の残留応力分布を Fig. 6 に示す。W 材および WL 材では、溶接止端部の近傍、WN 材では、NP で形成された打痕の最底部における残留応力を測定している。残留応力分布は X 線回折を利用した応力測定と表面部の電解研磨を交互に繰り返すことで試験片内部の残留応力を測定し、表面除去による応力再配分の

影響を補正¹⁰⁾したものである。応力測定方向は試験片長手方向である。測定条件の詳細は文献^{3), 4)}を参照されたい。

Fig. 6 より、W 材では最表面（深さ 0 mm）に引張残留応力が生じているが、WN 材および WL 材では圧縮残留応力に変化していることがわかる。また、WN 材と WL 材の残留応力分布を比較すると、最表面部における違いはみられない。Fig. 4 および Fig. 5 より、WN 材よりも WL 材の方が疲労限度改善率が高い。この理由は、5 章で後述するように、WN 材の方が応力集中係数が高いためであると考えられる。深さ 0.1 mm より深い位置における圧縮残留応力は、WL 材よりも WN 材の方が大きくなっている。これにより、無害化可能な欠陥寸法は、WL 材よりも WN 材の方が大きくなったと考えられる。

Fig. 4 Summary of fatigue test results for non-NP and NP specimens³⁾.

Fig. 5 Summary of fatigue test results for non-LP and LP specimens⁴⁾.

5 作用応力の有限要素法解析結果

ピーニングの施工による溶接止端部の応力集中の変化を明らかにするため、W 材、WN 材および WL 材について、疲労限度を示した試験片に対する形状測定結果をもとに、6 面体 2 次要素でメッシングした有限要素モデルを作成し、作用応力の弾性解析を実施した。解析には、ANSYS 19.0 を使用した。

公称曲げ応力 200 MPa における WN 材および WL 材の試験片長手方向応力のコンター図を Fig. 7 (a)ならびに Fig. 7 (b)に示す。Fig. 8 は Fig. 3 (a)および Fig. 3 (b)に示したスリット導入位置における深さ方向の応力分布である。Fig. 8 より, WN 材, WL 材ならびに W 材ではいずれも最表面から深さ 0.8 mm 程度まで応力集中の影響を受けた応力分布となっていることがわかる。WN 材は NP 施工により生じた打痕の底部にスリットが導入されているため, WL 材および W 材に比べて応力集中が大きくなっている。WL 材と W 材については, ほぼ同等の応力分布となっている。

Fig. 6 Residual stress distributions for WN, WL and W^{3), 4)}.

Fig. 7 Contour of the longitudinal stress at a normal bending stress of 200 MPa; (a) WN³⁾; (b) WL⁴⁾.

Fig. 8 Longitudinal stress distributions for WN, WL, and W specimens at a normal bending stress of 200 MPa^{3), 4)}.

6 ピーニングにより無害化可能な最大欠陥寸法の評価

6・1 評価の概要

本研究では, 半円スリットを半円き裂とみなし, $a_{\max}$ を破壊力学的に評価した。応力拡大係数の正値がき裂進展に寄与するものと仮定すると, き裂が無害化される破壊力学的条件は, (1)式で表せる。

$$\Delta K_{T(P),w0} \leq \Delta K_{th(P),R=R_i} \quad (1)$$

ここで, $\Delta K_{T(P),w0}$ は, ピーニング施工した無欠陥の溶接継手の疲労限度の 90% に相当する応力振幅におけるき裂進展に寄与する応力拡大係数範囲であり, (2)式もしくは (3)式により評価した。応力振幅を疲労限度の 90% としたのは, 3 章に示した欠陥の無害化の定義(1)に準じて $a_{\max}$ を評価するためである。

(a) $K_{\min,w0} + K_R > 0$ の場合 (Fig. 9 (a))

$$\Delta K_{T(P),w0} = K_{\max,w0} - K_{\min,w0} \quad (2)$$

(b) $K_{\min,w0} + K_R \leq 0$ の場合 (Fig. 9 (b))

$$\Delta K_{T(P),w0} = K_{\max,w0} + K_R \quad (3)$$

Fig. 9 Variation of the stress intensity factor with time: (a) $K_{\min,w0} + K_R > 0$; (b) $K_{\min,w0} + K_R \leq 0$.

ここで, $K_{\max,w0}$ および $K_{\min,w0}$ は, ピーニング施工した無欠陥の溶接継手の疲労限度の 90% に相当する応力振幅より計算される最大および最小公称応力より評価される応力拡大係数である。本研究では, Fig. 7 に示した有限要素 (FE) モデルより, 溶接止端の応力集中の影響を含む作用応力分布を解析し, その応力分布から応力拡大係数を評価した。 K_R は, 残留応力分布より評価される応力拡大係数である。応力拡大係数 K の符号は, き裂面上の応力場が引張のとき, $K > 0$, 圧縮のときは, $K < 0$ とする。すなわち, ピーニング施工後の K_R は負となり, Fig. 9 (b) のように平均応力拡大係数を低下させる。ピーニング施工後のき裂面は圧縮 $K_{\max,w0}$, $K_{\min,w0}$ ならびに K_R の解析方法については, 6・2 節で後述する。

$\Delta K_{th(P),R=R_1}$ は、ピーニング施工後の局所応力比 R_1 における下限界応力拡大係数範囲のうち、応力拡大係数が正となる範囲をとったものである。 $\Delta K_{th(P),R=R_1}$ の評価については、6・3節および6・4節で後述する。

6・2 応力拡大係数の解析

$K_{max,w0}$ および $K_{min,w0}$ は、Fig. 10 に示す表面き裂を有する FE モデルに、それぞれの応力分布を与えて解析的に評価した。Fig. 10 の FE モデルは、モデル形状の対称性を考慮した 1/4 モデルであり、き裂面を除く対称面に対称境界条件を設定した。また、表面き裂の先端部には、応力の特異性を発現させるため、Barsoum¹¹⁾ の提案した特異要素を配置した。FE モデル全体のヤング率は 203 GPa、ポアソン比は 0.3 とした。応力拡大係数の解析にあたっては、白鳥¹²⁾ の方法を参考に、応力分布をき裂面上に付与して等方均質の条件で弾性解析を実施し、き裂前縁上のすべての点について平面ひずみ条件を仮定して変位外挿法により応力拡大係数を評価した。

応力拡大係数の解析値の妥当性は、Raju ら¹³⁾ の式による計算値との整合性を確認することにより検証した。具体的には、本研究において使用したき裂深さ 0.01 mm から 2 mm までの全解析モデルを対象に、き裂面に対して線形曲げ応力分布を作用させた場合のき裂前縁における応力拡大係数の解析値を Raju らの式で得られる評価値と比較した。Raju らの式による応力拡大係数に対する解析値の誤差は 4.7% 以下であったことから、応力拡大係数の解析値は妥当であるといえる。

本研究では、種々の寸法の半円き裂について、半円き裂の最表面部から最深部まで 10° 間隔で $\Delta K_{T(P),w0}$ を評価した。き裂前縁上のすべての評価点で(1)式が成立する場合に、そのき裂は無害化されるものとみなし、この条件を満たす最大のき裂寸法を a_{max} とした。

Fig. 10 A quarter finite element model containing a surface crack; (a) picture of the entire model; (b) enlarged view around the crack surface.

6・3 ピーニング施工後の局所応力比と ΔK_{th} の定量的関係

ピーニング施工後の R_1 と ΔK_{th} の定量的関係を与える評価式を決定するため、HT780 の母材における応力比 R と ΔK_{th} の定量的関係とピーニング施工後の R_1 と ΔK_{th} のそれを比較検証した。

Fig. 11 は、金属材料疲労き裂進展抵抗データ集¹⁴⁾に掲載されている HT780 の母材に対する大きなき裂の下限界応力拡大係数範囲 $\Delta K(L)_{th,R=R}$ の実験データを、 $1-R$ と $\Delta K(L)_{th,R=R}$ の関係としてプロットしたグラフである。ただし、 $\Delta K(L)_{th,R=R}$ は、応力拡大係数の最小値から最大値までの全範囲である。Fig. 11 の実線は、プロットを指数近似¹⁵⁾した評価線であり、(4)式で表される。

$$\Delta K(L)_{th,R=R} = 6.46(1-R)^{0.81} \quad (4)$$

Fig. 11 Relationship between $1-R$ and $\Delta K(L)_{th}$ for base metal of HT780.

北川¹⁶⁾ の報告によると、HT780 では、アスペクト比が 1 の半円表面き裂について、表面長さが 1 mm 以上のき裂の ΔK_{th} は、大きい貫通き裂の ΔK_{th} とほぼ一致する。そこで、表面長さ 1 mm、深さ 0.5 mm 以上のスリットを十分大きいき裂とみなし、疲労限度のデータを用いてピーニング施工後の R_1 およびそれに対応する長いき裂の応力拡大係数範囲 $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ を評価した。ピーニング施工したスリット導入材に対する R_1 は、(5)式で評価した。

$$R_1 = \frac{K_{min,wc} + K_R}{K_{max,wc} + K_R} \quad (5)$$

ここで、 $K_{max,wc}$ および $K_{min,wc}$ は、それぞれピーニング施工したスリット導入材の疲労限度相当の応力を負荷したときの応力拡大係数の最大値および最小値である。また、 R_1 に対応する $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ は、(4)式と比較するため、(6)式により、応力拡大係数の全範囲として評価した。

$$\Delta K(L)_{th,R=R_1} = K_{max,wc} - K_{min,wc} \quad (6)$$

ただし, R_1 と $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ の評価では, Fig. 10 (b) に示すように, 半円き裂の最表面部から最深部まで 10° 間隔で K を評価し, $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ の最大値とそれに対応する R_1 を, そのき裂寸法における R_1 と $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ の評価値とした.

Fig. 12 は, ピーニング施工後の R_1 と $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ の定量的関係を示したプロットと(4)式の評価線を示したグラフである. ここで, (4)式の有効範囲は $-1 \leq R \leq 0.8$ であるが, Fig. 12 では, 有効範囲外の応力比についても(4)式が成立すると仮定し, (4)式を拡張して示している.

Fig. 12 Relationship between R and $\Delta K(L)_{th}$

Fig. 12 より, ピーニング施工後の R_1 と $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ の定量的関係を示すプロットは, R_1 が低いほど $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ が大きくなる傾向を示している. ピーニング施工後のプロットと(4)式の評価線を比較すると, $\Delta K(L)_{th,R=R}$ は, ピーニング施工後のプロットの方が全体的にやや低い値をとっているが, 傾向は一致している. そこで, ピーニング施工後の R_1 と $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ の定量的関係を(4)式で評価した.

6・4 $\Delta K_{th(P),R=R_1}$ の評価方法

3章に示した欠陥の無害化の定義(1)に則り, 6・2節で述べた $K_{max,w0}$ および $K_{min,w0}$ を用いて, (7)式から R_1 を求め, (4)式に $R = R_1$ として代入して $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ を求めた.

$$R_1 = \frac{K_{min,w0} + K_R}{K_{max,w0} + K_R} \quad (7)$$

ΔK_{th} は, 微小き裂領域で大幅に低下することが報告されている^{17), 18)}. ΔK_{th} のき裂寸法依存性は, Haddad ら¹⁷⁾により定式化されており, 丹下ら¹⁸⁾によって(8)式のような一つの式に整理されている. そこで, 本研究では, (8)式を用いて, き裂寸法依存性を考慮した下限界応力拡大係数範囲 $\Delta K(S)_{th,R=R_1}$ を評価した.

$$\Delta K(S)_{th,R=R_1} = \frac{\Delta K(L)_{th,R=R_1} \sqrt{a}}{\left\{ a + \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K(L)_{th,R=R_1}}{F \Delta \sigma_{w0,R=R_1}} \right)^2 \right\}^{0.5}} \quad (8)$$

ここで, F は, 深さ a の半円き裂を有する有限板のき裂前縁部における応力拡大係数を評価するための形状補正係数であり, Raju ら¹³⁾の式を用いて評価した. $\Delta \sigma_{w0,R=R_1}$ は R_1 における平滑材の疲労限度の応力範囲であり, 本研究では, 修正 Goodman 線図により評価した. ただし, 平滑材の両振り疲労限度 $\sigma_{w0,R=-1}$ および引張強さ σ_B は, 川崎ら¹⁹⁾の実験結果を引用し, $\sigma_{w0,R=-1} = 457 \text{ MPa}$, $\sigma_B = 787 \text{ MPa}$ とした.

(8)式より求めた $\Delta K(S)_{th,R=R_1}$ の正值の範囲を(1)式における $\Delta K_{th(P),R=R_1}$ として(9)式または(10)式により求め, a_{max} を評価した.

(a) $R > 0$ の場合

$$\Delta K_{th(P),R=R_1} = K_{max,th} - K_{min,th} = \Delta K(S)_{th,R=R_1} \quad (9)$$

(b) $R \leq 0$ の場合

$$\Delta K_{th(P),R=R_1} = K_{max,th} = \frac{1}{1 - R_1} \Delta K(S)_{th,R=R_1} \quad (10)$$

ここで, $K_{max,th}$ および $K_{min,th}$ は, それぞれ $\Delta K(S)_{th,R=R_1}$ における応力拡大係数の最大値および最小値である.

6・5 a_{max} の評価結果

HT780 の溶接部に対して NP および LP を施工した場合の a_{max} の評価結果を Fig. 13 および Fig. 14 に示す. 両グラフには, 6・4節で示した方法で求めた $\Delta K_{th(P),R=R_1}$ より評価した a_{max} に加え, 著者らの先行研究^{5), 6)}で示した方法に準じて, ピーニング施工後の $\Delta K_{th(P),R=R}$ を, 試験応力比と同等とみなし, $\Delta K_{th(P),R=0}$ より評価した a_{max} を示している. グラフ中の $\Delta K_{T(P),w0}$ および $\Delta K_{th(P),R=R}$ は, 半円き裂のき裂前縁部のうち, a_{max} を決定づける角度のデータを示している. また, Fig. 15 および Fig. 16 は, $\Delta K_{th(P),R=R_1}$ の評価に用いた R_1 のグラフであり, Fig. 14 および Fig. 14 に示した $\Delta K_{th(P),R=R}$ とそれぞれ同一角度のデータを示している.

Fig. 13 および Fig. 14 より, $\Delta K_{th(P),R=R_1}$ より評価した a_{max} は, NP の場合で 1.48 mm, LP の場合で 0.17 mm である. NP 施工後の a_{max} は, 疲労試験結果と整合しており, LP 施工後の a_{max} についても, 疲労試験結果よりもやや安全側の評価であるが, 疲労試験結果に近い値が得られている.

一方, $\Delta K_{th(P),R=0}$ より評価した a_{max} は, NP の場合で 1.55 mm, LP の場合で 0.35 mm である. これらはいずれも, $\Delta K_{th(P),R=R_1}$ より評価した a_{max} より大きく, NP については疲労試験結果に比べて過大評価となっている. この理由は, Fig. 13 および Fig. 14 の ΔK_{th} の評価線の大小関係をみるとわかるように, $\Delta K_{th(P),R=R_1}$ が $\Delta K_{th(P),R=0}$ よりも小さいためである. 両者の差は, $\Delta K(L)_{th,R=R_1}$ を評価する段階で生じている. $\Delta K(L)_{th,R=R}$ の正值の範囲 $\Delta K(L)_{th(P),R=R}$ は, (11)式または(12)式で求められる.

(a) $R > 0$ の場合

$$\Delta K(L)_{th(P),R=R_1} = K_{max,th} - K_{min,th} = \Delta K(L)_{th,R=R_1} \quad (11)$$

(b) $R \leq 0$ の場合

$$\Delta K(L)_{th(P),R=R_1} = K_{max,th} = \frac{1}{1-R_1} \Delta K(L)_{th,R=R_1} \quad (12)$$

Fig. 17 は、(11)式または(12)式で表される R と $\Delta K(L)_{th(P),R=R}$ の定量的関係を示したグラフである。Fig. 17 より、 $\Delta K(L)_{th(P),R=R}$ は、 $R > 0$ では、Fig. 12 と同様の挙動を示すが、 $R \leq 0$ では、応力比が小さくなるにつれて小さくなっている。一方、著者の先行研究^{5),6)}では、Fig. 17 の破線のように、 $R \leq 0$ の範囲でも、 $\Delta K(L)_{th(P),R=R}$ を $R = 0$ と同等、すなわち、 $\Delta K(L)_{th(P),R=0}$ として評価している。

Fig. 15 および Fig. 16 より、ピーニング施工後の R_1 は NP、LP いずれも負になっていることから、本研究で提案した評価方法では、 $\Delta K(L)_{th(P),R=R_1} < \Delta K(L)_{th(P),R=0}$ となり、その結果 $\Delta K_{th(P),R=R_1} < \Delta K_{th(P),R=0}$ となっている。

以上より、 a_{max} を評価する場合、本研究で提案したピーニング施工後の局所応力比を考慮した ΔK_{th} を用いることで、より安全側の評価が可能といえる。

8 結 言

高張力鋼 HT780 の突合せ溶接継手を対象に、ピーニングにより無害化可能な欠陥寸法 a_{max} の破壊力学的評価を行った。本研究では、 a_{max} の評価の高精度化のため、ピーニング施工後の局所応力比 R_1 を考慮した ΔK_{th} の評価手法を考案し、 a_{max} を評価した。 a_{max} の評価結果を、局所応力比の変化を考慮しない ΔK_{th} による a_{max} の評価結果と比較することで、 ΔK_{th} の評価方法の違いが a_{max} の評価結果に及ぼす影響について検証した。本研究で得られた知見を以下に列挙する。

- (1) き裂が十分大きい場合、ピーニング施工後の R_1 と ΔK_{th} の定量的関係は、母材のそれに比べてやや低いものの、その傾向は一致していた。そこで、母材の応力比 R と ΔK_{th} の定量的関係をピーニング施工した溶接部のそれと等しいとみなして ΔK_{th} の応力比依存性を評価した。さらに、既存の評価式を用いて、 ΔK_{th} のき裂寸法依存性を考慮し、 a_{max} を評価した。
- (2) ピーニング施工後の R_1 を考慮した ΔK_{th} を用いた場合の a_{max} は、NP の場合で 1.48 mm、LP の場合で 0.17 mm であった。NP 施工後の a_{max} は、疲労試験結果と整合しており、LP 施工後の a_{max} についても、疲労試験結果よりもやや安全側の評価であるが、疲労試験結果に近い値が得られた。
- (3) ΔK_{th} を $R = 0$ のときの値で一定として評価した a_{max} の評価結果は、NP、LP いずれもピーニング施工後の R_1 を考慮した ΔK_{th} を用いた場合の a_{max} より大きく、NP では疲労試験結果に比べて過大評価となった。
- (4) ピーニングによって導入される圧縮残留応力を考慮すると、試験応力比が 0 でも、応力拡大係数から評

価した R_1 は負であった。 ΔK_{th} のうち、応力拡大係数が正である範囲は、 $R \leq 0$ では、 $R = 0$ のときが最大となり、 R が小さくなるにつれて小さくなるため、 R_1 を考慮せず、 ΔK_{th} を試験応力比 $R = 0$ と同等とみなして a_{max} を評価すると、非安全側評価になる。

- (5) 無害化可能な欠陥寸法を評価する場合、本研究にて提案した R_1 を考慮した ΔK_{th} を用いることで、より安全側の評価が可能である。

Fig. 13 Estimation result of a_{max} for NP-treated welded joint of HT780.

Fig. 14 Estimation result of a_{max} for LP-treated welded joint of HT780.

Fig. 15 Evaluation result of R_k for NP-treated welded joint of HT780.

Fig. 16 Evaluation result of R_k for LP-treated welded joint of HT780. Fig. 17 Relationship between R and $\Delta K(L)_{th(P), R=R}$

参 考 文 献

- 1) K. Takahashi, K. Houjou, H. Abe, K. Ando and S. Okazaki, "Improvement of structural integrity of pressure vessels by peening", Journal of Japan Boiler Association, No.381, pp.15-22 (2013)
- 2) K. Houjou, K. Takahashi, K. Ando and Y. Sekiguchi, "Improvement of fatigue limit and rendering crack harmless by peening for rolled steel containing a crack at the weld toe zone", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A, Vol.79, No.797, pp.110-114 (2013)
- 3) R. Fueki, K. Takahashi and M. Handa, "Fatigue limit improvement and rendering defects harmless by needle peening for high tensile steel welded joint", Metals, Vol.9, No.2, pp.143 (2019)
- 4) R. Fueki and K. Takahashi, "Improving the fatigue limit and rendering a defect harmless by laser peening for a high strength steel welded joint", Optics & Laser Technology (in press)
- 5) R. Fueki, H. Abe, K. Takahashi, K. Ando, K. Houjou and M. Handa, "Improvement of fatigue limit and rendering crack harmless by peening for stainless steel containing a crack at the weld toe zone", Journal of High Pressure Institute of Japan, Vol.53, No.3, pp.140-148 (2015)
- 6) R. Fueki, K. Takahashi and K. Houjou, "Fatigue limit prediction and estimation for the crack size rendered harmless by peening for welded joint containing a surface crack", Materials Sciences and Applications, Vol.06, No.06, pp.500-510 (2015)
- 7) K. Takahashi, H. Osedo, T. Suzuki and S. Fukuda, "Fatigue strength improvement of an aluminum alloy with a crack-like surface defect using shot

- 8) K. Takahashi, Y. Kogishi, N. Shibuya and F. Kumeno, "Effects of laser peening on the fatigue strength and defect tolerance of aluminum alloy", Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, pp.in press (2020)
- 9) C. Miki, M. Fukazawa, M. Katoh and H. Ohune, "Feasibility study on detection of fatigue crack in fillet welded joint", Journal of Japan Society of Civil Engineers, Vol.1987, No.386, pp.329-337 (1987)
- 10) E. Society of Automotive, "Residual stress measurement by X-ray diffraction-SAE J784a", pp.62-65 (1971) Society of Automotive Engineers.
- 11) R.S. Barsoum, "Further application of quadratic isoparametric finite elements to linear fracture mechanics of plate bending and general shells", International Journal of Fracture, Vol.11, No.1, pp.167-169 (1975)
- 12) M. Shiratori, T. Miyoshi and K. Tanikawa, "Analysis of stress intensity factors for surface cracks subject to arbitrarily distributed surface stresses", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A, Vol.51, No.467, pp.1828-1835 (1985)
- 13) I.S. Raju and J.C. Newman, "Stress-intensity factors for a wide range of semi-elliptical surface cracks in finite-thickness plates", Engineering Fracture Mechanics, Vol.11, No.4, pp.817-829 (1979)
- 14) The Society of Materials Science, Japan, "Data book on fatigue crack growth rates of metallic materials" (1983) The Society of Materials Science, Japan.
- 15) J.H. Bulloch, "The influence of mean stress or R-Ratio on the fatigue crack threshold characteristics of steels—A review", International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.47, No.3, pp.263-292 (1991)
- 16) H. Kitagawa and S. Takahashi, "Fracture mechanical approach to very small fatigue crack growth and to the threshold condition", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A, Vol.45, No.399, pp.1289-1303 (1979)
- 17) M.H. El Haddad, T.H. Topper and K.N. Smith, "Prediction of non propagating cracks", Engineering Fracture Mechanics, Vol.11, No.3, pp.573-584 (1979)
- 18) A. Tange, T. Akutu and N. Takamura, "Relation between shot-peening residual stress distribution and fatigue crack propagation life in spring steel", Transactions of Japan Society of Spring Engineers, Vol.1991, No.36, pp.47-53 (1991)
- 19) T. Kawasaki, Y. Sawaki and K. Yagi, "Effect of micro-structure and external geometry on fatigue strength of welded high tensile steel", Journal of the Japan Welding Society, Vol.37, No.12, pp.1353-1366 (1968)